



## ESTUDO TEÓRICO SOBRE O COMPORTAMENTO DE PERFIS FORMADOS A FRIO COM A PRESENÇA FUROS

**Rafael Luiz Galvão de Oliveira**

**Francisco Carlos Rodrigues**

rafaelluiz\_go@hotmail.com

francisco@dees.ufmg.br

Departamento de Engenharia de Estruturas - Universidade Federal de Minas Gerais

Avenida Antônio Carlos 6627 - Pampulha, Belo Horizonte, MG, Brasil CEP 31270-901

**Rodrigo Barreto Caldas**

caldas@dees.ufmg.br

Departamento de Engenharia de Estruturas - Universidade Federal de Minas Gerais

Avenida Antônio Carlos 6627 - Pampulha, Belo Horizonte, MG, Brasil CEP 31270-901

**Resumo.** *O objetivo deste artigo é apresentar um estudo teórico sobre o comportamento estrutural de perfis de aço formados a frio com a presença de furos. No sistema construtivo Light Steel Framing (LSF), os componentes estruturais usualmente recebem furos para acomodação de tubulações hidráulicas, elétricas, de ar condicionado e afins. A presença de furos nos perfis pode reduzir a força resistente do mesmo e amplificar os deslocamentos inerentes à flambagem. Entretanto, a norma brasileira de dimensionamento de estruturas de aço constituídas de perfis formados a frio, a ABNT NBR 14.762:2010, não apresenta uma metodologia de dimensionamento para tais casos. Neste estudo será apresentada uma revisão bibliográfica feita com base em normas internacionais e artigos que tratam do assunto, de modo a determinar a força resistente de perfis estruturais de aço com a presença de furos. Espera-se que os resultados finais desta pesquisa possam servir de base para futuras atualizações da norma brasileira.*

**Palavras Chave:** *Perfis formados a frio, Light Steel Framing, Furos, Perfurações.*

## 1 INTRODUÇÃO

O Light Steel Framing (LSF) é um sistema construtivo de uso crescente em edificações residenciais, postos de gasolina, escolas, creches, unidades de saúde, entre outras. Ele é composto por subsistemas estruturais trabalhando de forma conjunta, com uma concepção racional para fabricação, transporte e montagem. Os montantes são compostos por perfis U enrijecidos (Ue) equidistantes de 400 mm ou 600 mm. Neles podem ser fixadas placas estruturais que têm a finalidade de vedar a estrutura e podem servir como subsistema de contraventamento (*shear wall*). O sistema apresenta uma série de vantagens, tanto em relação à construção convencional quanto em relação à construção com madeira, tais como: redução no prazo de execução da obra; material estrutural mais leve em aço e com maior resistência à corrosão; durabilidade; maior precisão na montagem de paredes e pisos; desperdício e perda de material reduzidos; custo reduzido; material 100% reciclável e incombustível; qualidade do aço garantida pelas siderúrgicas nacionais (Rodrigues, 2006). A Fig. 1 apresenta um exemplo de residência construída em LSF.



Figura 1. Residência em Light Steel Framing (CBCA, 2006)

Os perfis formados a frio (PFF) adotados no LSF usualmente recebem furos nas almas com o objetivo de passagem e acomodação de tubulações elétricas, hidráulicas, de gás, ar condicionado e afins, como mostrado na Fig. 2. A presença de furos em perfis é comum, inclusive para conexões com elementos construtivos e estruturais, como é o caso do sistema de encaixes estampados da Frame Master.

Os furos usualmente são feitos por punção ou com a utilização de brocas, na alma dos perfis. Estudos mostram que perfurações podem alterar a rigidez elástica e a força resistente das barras (Moen & Schafer, 2008). Quando furos são feitos na alma de perfis formados a frio, a rigidez rotacional fornecida pela alma para a mesa é reduzida, de modo que a força axial de flambagem distorcional elástica e o momento fletor de flambagem distorcional elástica diminuem (Moen & Schafer, 2009).



**Figura 2. Furos para acomodação de tubulações (Fonte: Flasan)**

Apesar das alterações de comportamento citadas anteriormente, a norma brasileira de dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio, a ABNT NBR 14762:2010, não contempla em seu escopo a presença de furos na alma dos perfis para os fins aqui mencionados. Códigos normativos internacionais, como o americano AISI S100-12, *North American Cold-Formed Steel Specifications*, apresentam recomendações e fórmulas que levam em conta a presença desses furos nos perfis.

## **2 JUSTIFICATIVA**

A utilização do sistema construtivo LSF é muito comum nos Estados Unidos, Canadá e diversos países da Europa e tem se desenvolvido no Brasil nos últimos anos. No Brasil, o dimensionamento de PFF é preconizado pela ABNT NBR 14762:2010. A norma ABNT NBR 6355:2012 - Perfis Estruturais de Aço Formados a Frio – Padronização, trata da padronização dos perfis, apresenta formulação para o cálculo das propriedades das seções transversais e estabelece critérios para inspeção e aceitação dos perfis. A ABNT NBR 15253:2014 - Perfis de Aço Formados a Frio, com Revestimento Metálico, para Painéis Reticulados em Edificações padroniza os perfis a serem aplicados no sistema construtivo LSF.

A presença de furo altera o comportamento elástico do perfil e pode reduzir a força resistente do mesmo. Entretanto, a ABNT NBR 14.762:2010 preconiza o dimensionamento de perfis formados a frio com a existência de furos apenas para as barras submetidas à força axial de tração. Assim, para os demais casos de solicitação, é necessário lançar mão da norma americana do AISI S100-12.

Desta forma, propõem-se o estudo do comportamento de perfis com furos abordando a metodologia proposta por normas internacionais e estudos realizados com barras em situação semelhante. Espera-se que futuramente os resultados deste estudo possam ser incorporados em futuras revisões da ABNT NBR 14.762:2010.

### 3 NORMAS DE PERFIS FORMADOS A FRIO

#### 3.1 Norma brasileira

Atualmente, no Brasil, o dimensionamento de PFF é preconizado pela ABNT NBR 14.762:2010. Esta norma apresenta os materiais que podem ser adotados na fabricação dos perfis, trata da segurança estrutural e dos estados-limites aplicáveis, das ações, da análise estrutural e das condições específicas para o dimensionamento de barras e ligações.

A norma brasileira é fundamentada nas principais normas internacionais que tratam do assunto, dentre as quais podemos citar a norma americana AISI LRFD 2007, a norma europeia EuroCode EN 1993-1-3:2006 e a norma australiana AS/NZS 4600:2005.

A ABNT NBR 6355:2012 trata da padronização dos perfis estruturais. Esta apresenta as séries comerciais mais usuais de perfis estruturais e respectivas designações, a formulação para cálculo das propriedades das seções transversais e estabelece critérios para inspeção e aceitação dos perfis.

A norma ABNT NBR 15253:2014 estabelece os requisitos gerais e os métodos de ensaios para os perfis de aço formados a frio, com revestimento metálico, para painéis reticulados utilizados em edificações e destinados à execução de paredes com função estrutural, estruturas de entresijos, estruturas de telhados e de fachadas das edificações do sistema LSF. A norma recomenda a forma e as dimensões máximas das aberturas sem reforços e as distâncias mínimas entre essas aberturas, que podem ser realizadas nas almas dos perfis do sistema LSF, conforme Fig. 3.

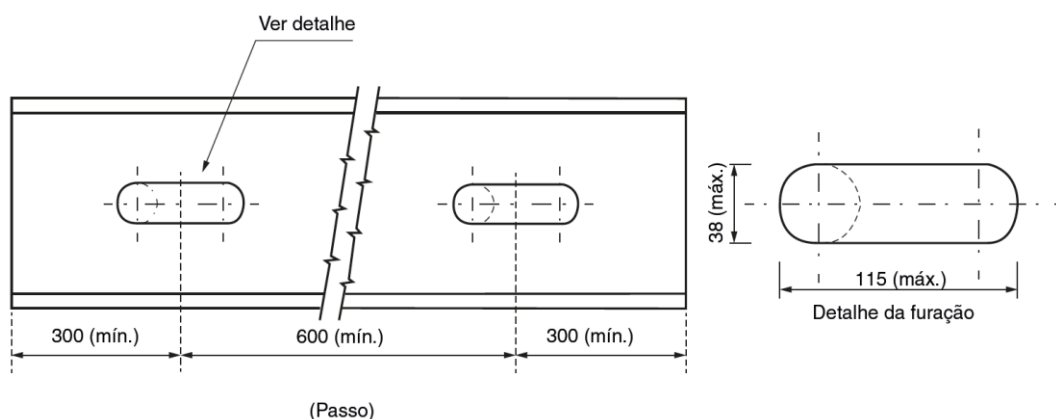


Figura 3. Abertura nos perfis do LSF (ABNT NBR 15253:2014)

#### 3.2 Norma europeia

A EN 1993-1-3 (2006) Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-3: General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting é a norma europeia que trata do dimensionamento de perfis formados a frio, apresentando as condições específicas para o dimensionamento de barras e ligações.

Adicionalmente, a norma EN 1993-1-5 (2006) Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: General rules – Plated structural elements trata do comportamento de chapas apresentando metodologia para o cálculo da largura efetiva e afins. Ambas as normas citadas consideram que os furos existentes nos perfis sejam furos padrões.

### 3.3 Norma americana

A norma do AISI S100-12 é a norma que mais aborda o assunto de perfis formados a frio com a existência de furos. A nomenclatura adotada é apresentada na Fig. 4.

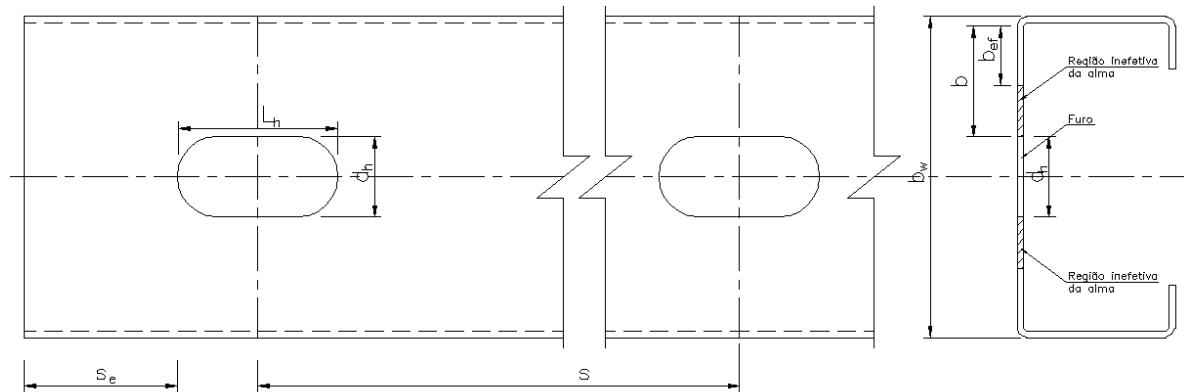


Figura 4. Nomenclatura adotada na norma americana (AISI S100-12, modificada)

#### 3.3.1 Elemento enrijecido uniformemente comprimido com furo circular ou não circular

Para elementos enrijecidos uniformemente comprimidos com furos circulares, ou não circulares, a norma americana recomenda, no item B2.2, a formulação apresentada na Eq. (1) para o cálculo da largura efetiva.

$$b = w - d_h, \text{ se } \lambda \leq 0,673 \quad (1a)$$

$$b = w[1 - (0.22)/\lambda - (0.8d_h)/w + (0.085d_h)/w\lambda]/\lambda, \text{ se } \lambda > 0,673 \quad (1b)$$

Onde  $b$  é a largura efetiva do elemento,  $w$  é a largura da parte plana do elemento,  $t$  é a espessura do elemento,  $d_h$  é o diâmetro do furo e  $\lambda$  é o índice de esbeltez definido na seção B2.1.

#### 3.3.2 Almas de perfis C sujeitas a gradiente de tensões

Para almas de perfis C (U enrijecido) sujeitas a gradiente de tensões, a norma americana recomenda, no item B2.4, que para as relações  $d_h/d < 0,38$  deve-se adotar as formulações apresentadas na seção B2.3, para o cálculo da largura efetiva do elemento, assumindo-se que não existe furo na alma.

Para as relações  $d_h/d \geq 0,38$ , o cálculo da largura efetiva da alma deve ser feito conforme seção B3.1(a), assumindo que a parte comprimida da alma consiste em um elemento não enrijecido adjacente ao furo. Adicionalmente, as seguintes disposições devem ser atendidas:

- (i)  $d_h/h \leq 0,70$ ;
- (ii)  $h/t \leq 200$ ;



- (iii) Furos centralizados na meia altura do perfil;
- (iv) Distância entre furos  $\geq 457$  mm (18 in);
- (v) Furos não circulares com raio  $\geq 2$  t;
- (vi) Furos não circulares com  $d_h \leq 63.5$  mm (2,5 in) e  $L_h \leq 114$  mm (4,5 in);
- (vii) Diâmetro dos furos circulares  $\leq 152$  mm (6 in)
- (viii)  $d_h > 14.3$  mm (9/16 in).

### 3.3.3 Força de cisalhamento resistente de seções C com furos na alma

O item C3.2.2 da norma AISI S100-12 recomenda que a força de cisalhamento resistente de cisalhamento de perfis C com furos na alma seja calculada conforme a seção C3.2.1, que trata de perfis sem furos. Em seguida, deve-se aplicar o fator de redução  $q_s$  sobre a força resistente, conforme apresentado na Eq. (2), onde  $c$  é dado pela Eq. (3). Adicionalmente, as disposições construtivas apresentadas anteriormente devem ser atendidas.

$$q_s = 1.0, \quad \text{se } c/t \geq 54 \quad (2a)$$

$$q_s = \frac{c}{54t}, \quad \text{se } 5 \leq c/t < 54 \quad (2b)$$

$$c = \frac{h}{2} - \frac{d_h}{2.83}, \text{ para furos circulares} \quad (3a)$$

$$c = \frac{h}{2} - \frac{d_h}{2}, \text{ para furos não circulares} \quad (3b)$$

### 3.3.4 Força resistente à web crippling de seções C com furos na alma

O item C3.4.2 da norma AISI S100-12 recomenda que a força resistente para *web crippling* de perfis U com furos na alma seja calculada conforme a seção C3.4.1, que trata de perfis sem furos. Em seguida, deve-se aplicar o fator de redução  $R_c$  sobre a força resistente, conforme apresentado na Eq. (4), sendo  $x$  a menor distância entre a borda do furo e a mesa,  $d_h$  o diâmetro do furo e  $h$  a altura da seção transversal. As condições ETF (*web crippling* ocorrendo na extremidade do perfil) e ITF (*web crippling* ocorrendo no trecho interno do perfil) são apresentadas na Fig. 5.

Adicionalmente, as disposições construtivas apresentadas anteriormente devem ser atendidas. Também se deve garantir que a extremidade do perfil esteja a uma distância maior que a altura da seção transversal da borda do furo.

$$R_c = 1.01 - \frac{0.325d_h}{h} + 0.083x/h \leq 1, \quad \text{condição ETF} \quad (4a)$$

$$R_c = 0.90 - \frac{0,047d_h}{h} + 0,053x/h \leq 1, \quad \text{condição ITF} \quad (4b)$$

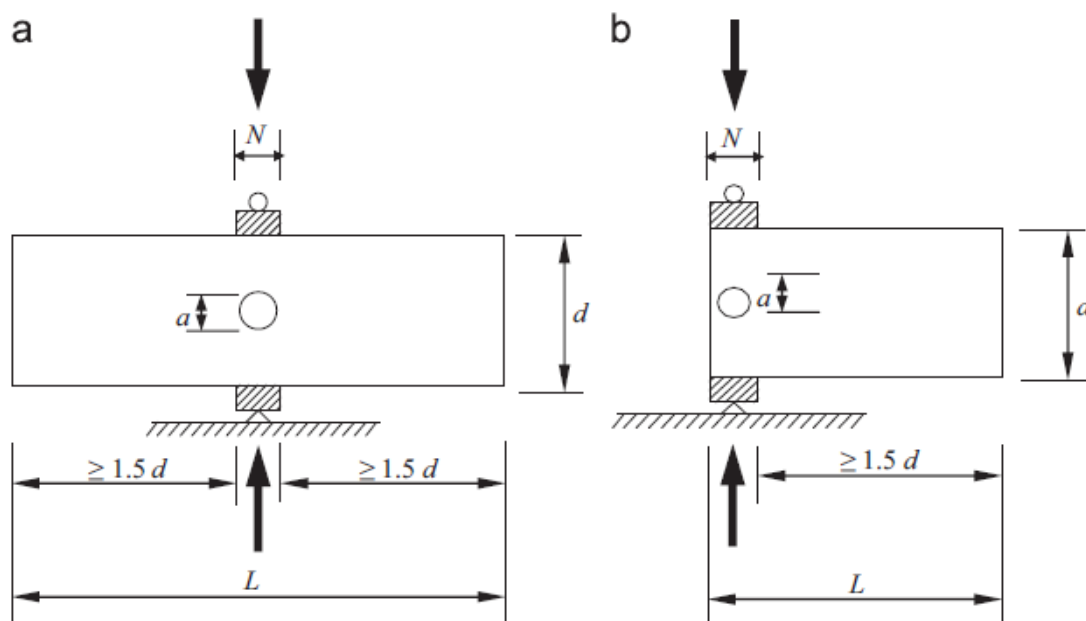


Figura 5. Condições de carregamento. (a) ITF (b) ETF (UZZAMAN et al., 2012)

### 3.3.5 Método da Resistência Direta em perfis com furos

A norma americana AISI S100-12, apresenta soluções analíticas para cálculo dos esforços resistentes de seções, com e sem furos, pelo Método da Resistência Direta (MRD) em seu apêndice 1, *Design of Cold-Formed Steel Structural Members Using the Direct Strength Method*.

O item 1.1 apresenta as generalidades do método, especificando vigas e pilares pré-qualificados, para os quais pode-se aplicar o MRD. O dimensionamento de pilares é apresentado no item 1.2.1 e o dimensionamento de vigas é apresentado no item 1.2.2. Ao longo do desenvolvimento do trabalho, as formulações adotadas neste método serão mais bem discutidas.

## 4 ESTUDOS REALIZADOS COM PERFIS FORMADOS A FRIO

### 4.1 Método da Resistência Direta em colunas com furos

O MRD representa um importante avanço no processo de dimensionamento de perfis formados a frio, pois fornece aos engenheiros e fabricantes ferramentas para cálculo de peças com seções transversais genéricas (Moen & Schafer, 2011).

Moen e Schafer (2011) apresentaram um estudo que estendia o processo de dimensionamento via MRD para perfis estruturais de aço formados a frio, resultando em um método aplicável a uma série de seções transversais e uma variedade de dimensões de furos e peças.

Para perfis sem furos, as cargas críticas de flambagem podem ser obtidas da curva de flambagem elástica do perfil, facilmente obtida via Método das Faixas Finitas, com auxílio do software CUFSM, por exemplo (Schafer e Adány, 2006). As cargas críticas de flambagem elástica local ( $P_{crl}$ ) e distorcional ( $P_{crd}$ ) são os pontos mínimos da curva apresentada na Fig. 6. A carga crítica de flambagem global ( $P_{cre}$ ) corresponde ao ponto da curva associado ao comprimento do elemento (Li e Schafer, 2010).

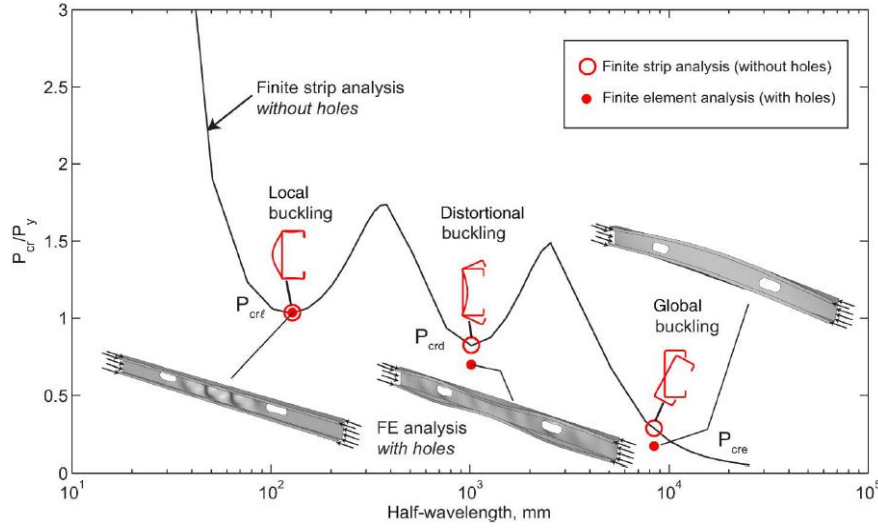


Figura 6. Curva de flambagem elástica, obtida via método das faixas finitas (Moen & Schafer, 2011)

Para uma coluna sem furos, a resistência axial nominal para flambagem por flexão, torção ou flexo-torção ( $P_{ne}$ ), pode ser obtida via Eq. (5), onde  $\lambda_c$  é o índice de esbelteza da barra, apresentado na Eq. (6) e  $P_y$  a resistência à plastificação da seção, obtida multiplicando-se a área bruta pela resistência ao escoamento do perfil.

$$P_{ne} = (0.658^{\lambda_c^2})P_y, \quad \text{para } \lambda_c \leq 1.5 \quad (5a)$$

$$P_{ne} = \left(\frac{0.877}{\lambda_c^2}\right)P_y, \quad \text{para } \lambda_c > 1.5 \quad (5b)$$

$$\lambda_c = \sqrt{P_y/P_{cre}} \quad (6)$$

A resistência axial nominal para flambagem elástica local ( $P_{nl}$ ) pode ser obtida via Eq. (7) e Eq. (8).

$$P_{nl} = P_{ne}, \quad \text{para } \lambda_l \leq 0.776 \quad (7a)$$

$$P_{nl} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4}\right] \left(\frac{P_{crl}}{P_{ne}}\right)^{0.4} P_{ne}, \quad \text{para } \lambda_l > 0.776 \quad (7b)$$



$$\lambda_1 = \sqrt{P_{ns}/P_{crl}} \quad (8)$$

A resistência axial nominal para flambagem distorcional,  $P_{nd}$ , pode ser obtida via Eq. (9) e Eq. (10). A resistência axial nominal para flambagem da seção será o menor dentre os três valores calculados.

$$P_{nd} = P_y, \quad \text{para } \lambda_d \leq 0.561 \quad (9a)$$

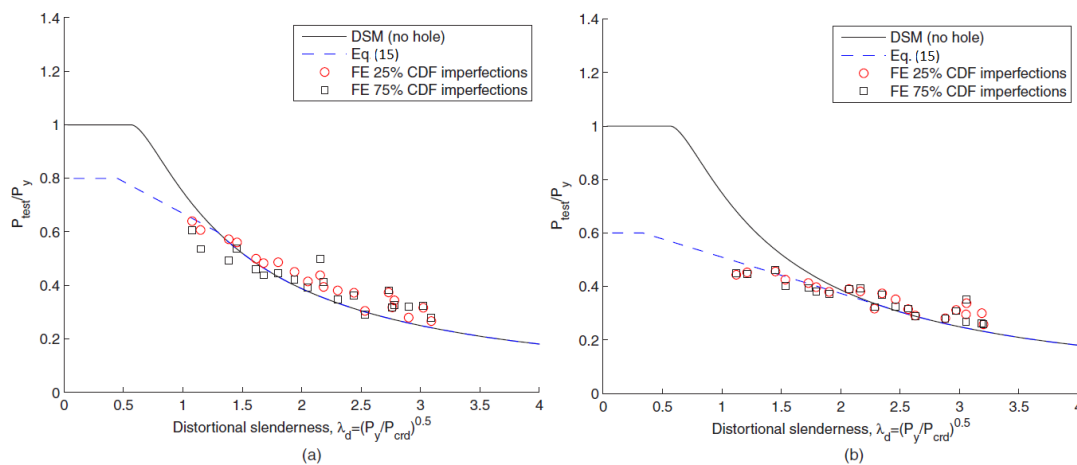
$$P_{nd} = \left[ 1 - 0.25 \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6} \right] \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6} P_y, \quad \text{para } \lambda_d > 0.561 \quad (9b)$$

$$\lambda_d = \sqrt{P_y/P_{crd}} \quad (10)$$

Para uma coluna com furos, as cargas críticas de flambagem elástica  $P_{crl}$ ,  $P_{crd}$  e  $P_{cre}$  são calculadas incluindo a existência de furos e em seguida aplicadas nas formulações do MRD.

Para cálculo das cargas de flambagem elásticas de perfis com furos Moen e Schafer (2011) estudaram seis formulações, que foram calibradas via Método dos Elementos Finitos. No artigo em questão, os autores chegaram à conclusão de que a formulação número quatro é a melhor. Esta formulação será apresentada.

Moen e Schafer (2011) recomendam que  $P_{nl}$  seja limitada a  $P_{ynet}$ , sendo  $P_{ynet} = A_{net} \cdot f_y$ . Os autores adicionalmente recomendam uma modificação da curva de flambagem distorcional, conforme apresentado na Fig. 7 e Eq. (11), onde  $\lambda_{d1}$  e  $\lambda_{d2}$  são índices de esbeltez de referência, calculados conforme Eq. (12), e  $P_{d2}$  uma carga de flambagem distorcional de referência calculada conforme Eq. (13).



**Figura 7. Redução de força resistente da coluna devido à flambagem distorcional da coluna: (a)  $P_{ynet}/P_y=0.80$ ; (b)  $P_{ynet}/P_y = 0.60$  (Moen & Schafer, 2011)**

$$P_{nd} = P_{ynet}, \quad \text{para } \lambda_d \leq \lambda_{d1} \quad (11a)$$

$$P_{nd} = P_{ynet} - \left( \frac{P_{ynet} - P_{d2}}{\lambda_{d2} - \lambda_{d1}} \right) (\lambda_d - \lambda_{d1}), \quad \text{para } \lambda_{d1} < \lambda_d \leq \lambda_{d2} \quad (11b)$$

$$P_{nd} = \left[ 1 - 0.25 \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6} \right] \left( \frac{P_{crd}}{P_y} \right)^{0.6} P_y, \quad \text{para } \lambda_d > \lambda_{d2} \quad (11c)$$

$$\lambda_{d1} = 0.561 \left( \frac{P_{ynet}}{P_y} \right) \quad (12a)$$

$$\lambda_{d2} = 0.561 \left[ 14 \left( \frac{P_{ynet}}{P_y} \right)^{0.4} - 13 \right] \quad (12b)$$

$$P_{d2} = \left[ 1 - 0.25 \left( \frac{1}{\lambda_{d2}} \right)^{1.2} \right] \left( \frac{1}{\lambda_{d2}} \right)^{1.2} P_y \quad (13)$$

## 4.2 Método da Resistência Direta em vigas com furos

Moen e Schafer (2009) propuseram uma adaptação do MRD para o cálculo de perfis com furos. O momento fletor resistente nominal de uma viga com furos é o menor entre os três estados limites: flambagem lateral com torção ( $M_{ne}$ ), interação entre a flambagem global e local ( $M_{nl}$ ) e flambagem distorcional ( $M_{nd}$ ).

O momento fletor resistente nominal para a flambagem lateral com torção de uma viga ( $M_{ne}$ ) é dado pela Eq. (14).

$$M_{ne} = M_{cre}, \quad \text{para } M_{cre} < 0.56M_y \quad (14a)$$

$$M_{ne} = \frac{10}{9} M_y \left( 1 - \frac{10M_y}{36M_{cre}} \right), \quad \text{para } 2.78 \geq M_{cre} \geq 0.56M_y \quad (14b)$$

$$M_{ne} = M_y, \quad \text{para } M_{cre} > 2.78M_y \quad (14c)$$

Onde  $M_{cre}$  é o momento fletor crítico de flambagem lateral com torção, incluindo a existência de furos, e a calculado conforme a Eq. (15).

$$M_{cre} = \frac{\pi}{k_y L} \sqrt{EI_{yavg} \left[ GJ_{avg} + EC_{wnet} \frac{\pi^2}{(k_y L)^2} \right]} \quad (15)$$

Na Eq. (15),  $L$  é o comprimento destravado da viga,  $k_y$  e  $k_t$  são os fatores de comprimento efetivo da viga,  $E$  é o módulo de elasticidade longitudinal,  $G$  é o módulo de elasticidade transversal,  $I_{yavg}$  e  $J_{yavg}$  são o momento de inércia médio e a constante de torção média da seção, calculados conforme Eq. (16) e Eq. (17), respectivamente. Os sub índices “g” e “net” das equações se referem às propriedades brutas e líquidas da seção, respectivamente.  $C_{wnet}$  é a constante de empenamento da seção líquida e pode ser obtida via CUFMS configurando a espessura na região do furo igual a zero.

$$I_{yavg} = \frac{I_{yg} L_g + I_{ynet} L_{net}}{L} \quad (16)$$

$$J_{yavg} = \frac{J_{yg} L_g + J_{ynet} L_{net}}{L} \quad (17)$$

O momento fletor resistente nominal para o início do escoamento da seção efetiva ( $M_{nl}$ ) é dado pela Eq. (18), onde  $\lambda_l$  é o índice de esbeltez dado pela Eq. (19) e  $M_{crl}$  é o momento crítico de flambagem local, calculado como o mínimo entre o momento crítico de flambagem local na região bruta ( $M_{crlbh}$ ) e momento crítico de flambagem local na região do furo ( $M_{crlh}$ ).

$$M_{nl} = M_{ne} \leq M_{ynet}, \quad \text{para } \lambda_l \leq 0.776 \quad (18a)$$

$$M_{nl} = \left[ 1 - 0.15 \left( \frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} \right] \left( \frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} M_{ne}, \quad \text{para } \lambda_l > 0.776 \quad (18b)$$

$$\lambda_l = \left( \frac{M_{ne}}{M_{crl}} \right)^{0.5} \quad (19)$$

O momento fletor resistente nominal para a flambagem distorcional ( $M_{nd}$ ) é dado pela Eq. (20), onde  $\lambda_{d1}$  e  $\lambda_{d2}$  são os índices de esbeltez dados pela Eq. (21),  $M_{crd}$  é o momento crítico de flambagem distorcional, considerando a existência de furos no perfil e  $M_{d2}$  é um momento de referência dado pela Eq. (22).

$$M_{nd} = M_{ynet}, \quad \text{para } \lambda_d \leq \lambda_{d1} \quad (20a)$$

$$M_{nd} = M_{ynet} - \left( \frac{M_{ynet} - M_{d2}}{\lambda_{d2} - \lambda_{d1}} \right) (\lambda_d - \lambda_{d1}) \leq \left[ 1 - 0.22 \left( \frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} \right] \left( \frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0.5} M_y, \text{ se } \lambda_d > \lambda_{d1} \quad (20b)$$

$$\lambda_d = \left( \frac{M_y}{M_{crd}} \right)^{0.5} \quad (21a)$$

$$\lambda_{d1} = 0.673 \left( \frac{M_{y_{net}}}{M_y} \right)^{3.0} \quad (21b)$$

$$\lambda_{d2} = 0.673 \left[ 1.7 \left( \frac{M_{y_{net}}}{M_y} \right)^{2.7} - 0.7 \right] \quad (21c)$$

$$M_{d2} = \left[ 1 - 0.22 \left( \frac{1}{\lambda_{d2}} \right) \right] \left( \frac{1}{\lambda_{d2}} \right) M_y \quad (22)$$

O  $M_{crd}$  deve ser calculado como o menor entre o momento crítico de flambagem distorcional na seção bruta ( $M_{crd}$ ) e o momento crítico de flambagem distorcional na região do furo ( $M_{crdh}$ ). Para cálculo de  $M_{crdh}$ , considera-se a redução da espessura da seção  $t$  para  $t_r$ , de modo a simular a redução da rigidez rotacional provida pela alma para a mesa (Moen e Schafer, 2009), conforme Eq. (23). Onde  $L_{hole}$  é o comprimento do furo e  $L_{crdnh}$  é o comprimento de semi-onda de flambagem distorcional do perfil sem furo.

$$t_r = \left( 1 - \frac{L_{hole}}{L_{crdnh}} \right)^{1/3} \quad t \geq 0 \quad (23)$$

### 4.3 Experimentos em colunas Ue com furos na alma

Para avaliar o comportamento de colunas Ue com furos oblongos, Moen e Schafer (2008) realizaram ensaios destrutivos com 24 corpos de prova. O comprimento das colunas e dimensões da seção transversal foram especificamente escolhidos para observar a relação entre flambagem local, flambagem distorcional e flambagem global, força última e mecanismos de falha.

O comprimento das colunas ensaiadas foi de 610 mm (24 in) e 1219 mm (48 in), por serem os comprimentos destravados típicos de colunas no sistema LSF. Um furo oblongo estava localizado na meia altura da coluna de comprimento de 610 mm e dois furos oblongos foram feitos nas colunas de 1219 mm, espaçados de 610 mm. Os furos foram localizados na região onde se esperava o máximo deslocamento da flambagem distorcional (Moen e Schafer, 2008).

Os autores realizaram simulações via método dos elementos finitos, pelo software ABAQUS, para estimar as cargas de flambagem e deformações esperadas nas colunas. Os modos de flambagem esperados são apresentados nas Fig. 8 e Fig. 9.

Moen e Schafer (2008) concluíram que a presença de furos oblongos discretos na alma de perfis Ue sujeitos à carga axial de compressão provoca uma pequena redução na carga resistente do mesmo, apesar da resposta pós-estável e a ductilidade da coluna terem sido alteradas. Em alguns corpos de prova, os furos reduziram a carga de flambagem local da

alma, fazendo com a maior parte da carga de compressão fosse transmitida pela mesa e pelo enrijecedor e induzindo o perfil a falha distorcional.

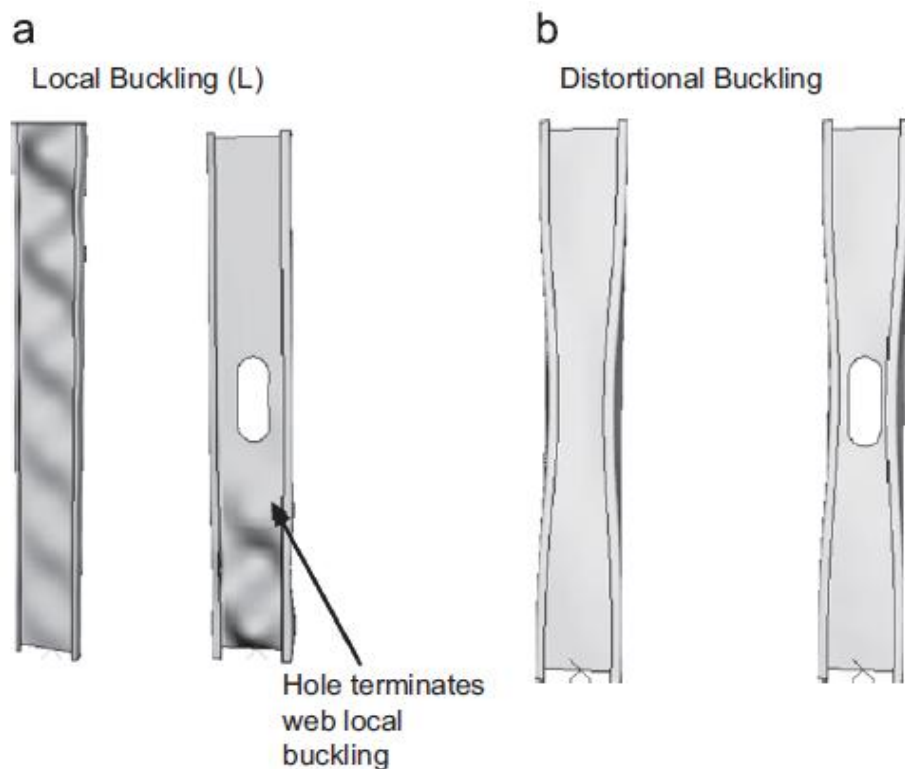


Figura 8. Modos de flambagem esperado para colunas curtas: (a) Flambagem Local; (b) Flambagem Distorcional (Moen & Schafer, 2008)

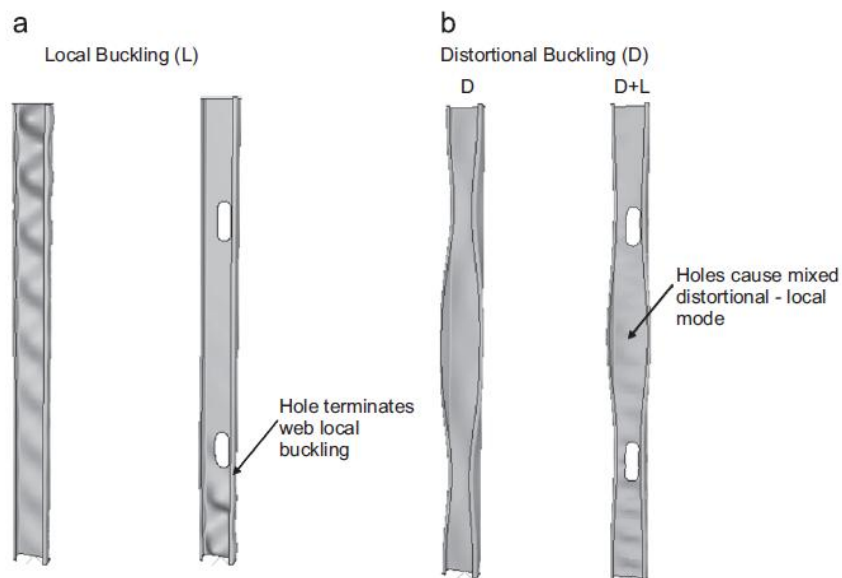


Figura 9. Modos de flambagem esperado para colunas intermediarias: (a) Flambagem Local; (b) Flambagem Distorcional (Moen & Schafer, 2008)

#### 4.4 Experimentos em vigas Ue com furos na alma

Para avaliar experimentalmente a resposta de vigas formadas a frio com furos em alma, Moen et al. (2013) realizaram ensaios em dezoito peças, sendo nove com furos e nove sem furos. Uma seção transversal comercial sujeita à distorção foi escolhida e atenção especial foi dada para a amplificação da deformação causada pela flambagem distorcional nas peças com furos. Foi realizado o ensaio em flexão de quatro pontos com controle de deslocamentos, conforme apresentado na Fig. 10.

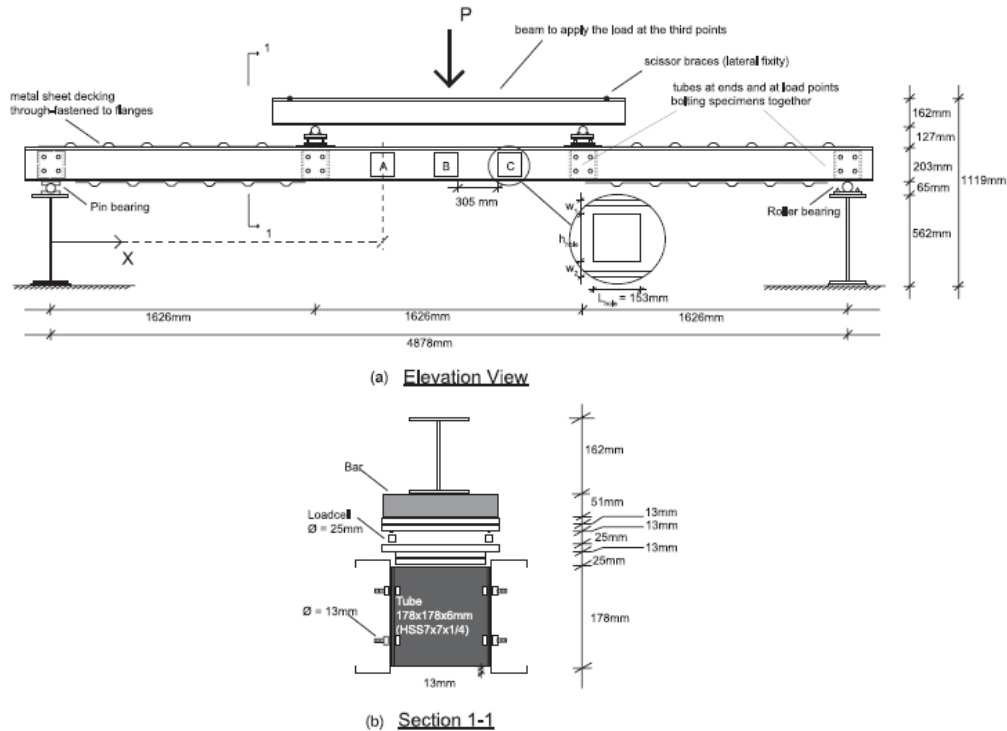


Figura 10. Esquema adotado nos ensaios realizados por Moen et al. (2013).

Cada viga possuía três furos retangulares em sua alma, feitos com um sistema de corte de água pressurizada. Foram ensaiadas peças sem furos e peças com furos. A dimensão dos furos foi escolhida de modo a garantir que a relação entre inércia bruta da seção e inércia líquida na região dos furos fossem de 0.90 e 0.80.

Os momentos críticos de flambagem foram calculados para cada peça, incluindo a influência dos furos, via MRD. Os momentos calculados são apresentados na Fig. 11 e foram usados para comparação posterior.

Moen et al. (2013) observaram que o momento resistente resultou em uma redução média de 19% para as peças com  $I_{net}/I_g=0.90$  e 34% para as peças com  $I_{net}/I_g=0.80$ . Nestas peças foi observado flambagem distorcional na região do furo, acompanhada de flambagem local na região comprimida da alma próxima ao furo. Para alguns corpos de prova observou-se o colapso repentino da peça na região do furo.

Moen et al. (2013) concluíram que a presença de furos enrijecidos reduz a capacidade e carga do perfil e aumentam os deslocamentos provindos da flambagem distorcional. Também foi observado que o método da resistência direta é viável para cálculo dos momentos críticos de perfis Ue analisados no experimento.



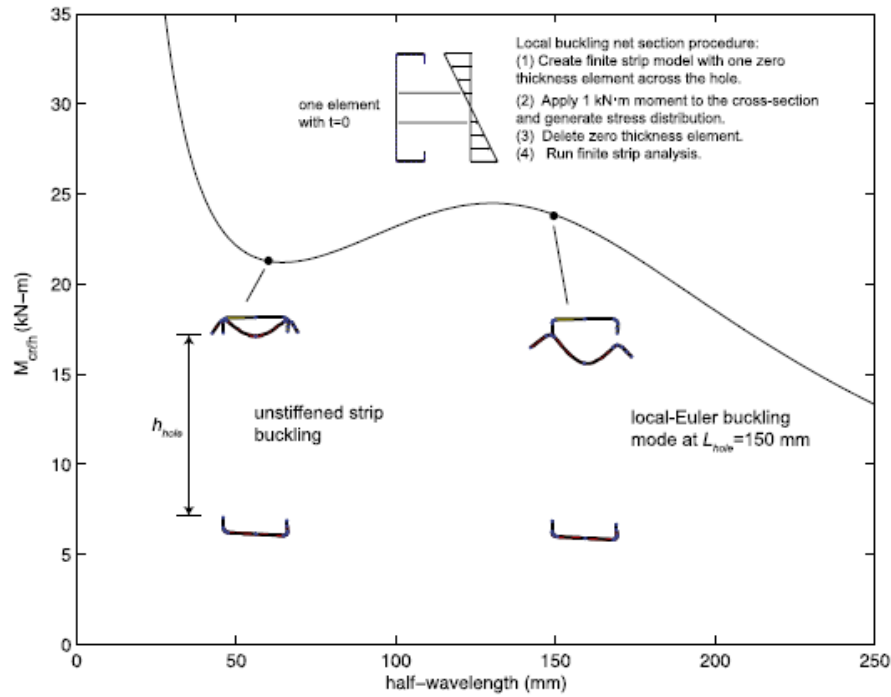


Figura 11. Modos de flambagem esperados (MOEN et al., 2013)

#### 4.5 Comportamento de perfis com furos sujeitos a web crippling

Uzzaman *et al.* (2012) realizaram um estudo paramétrico sobre o comportamento de perfis formados a frio com aberturas na alma, sujeitos a *web crippling*, sob a condição de carregamento nas duas mesas.

Os autores adotaram uma análise não linear elastoplástica via método dos elementos finitos para investigar o efeito de furos circulares na alma dos perfis sob as condições de carregamento supracitadas. A força resistente da barra dependia da relação entre o diâmetro do furo ( $a$ ) e a altura do perfil ( $h$ ), e da relação entre o comprimento de apoio ( $N$ ) e a altura do perfil ( $h$ ).

Os autores propuseram a aplicação de fatores de redução  $R_p$  para as duas condições de carregamentos estudadas, apresentados nas Eq. (24) e Eq. (25). Os valores propostos para coeficientes de redução são conservadores e compatíveis com os resultados dos experimentos práticos e teóricos realizados.

$$R_p = 1.05 - 0.54 \frac{a}{h} + 0.01 \frac{N}{h} \leq 1, \quad \text{condição ITF - Flanges soltos} \quad (24a)$$

$$R_p = 1.01 - 0.51 \frac{a}{h} + 0.06 \frac{N}{h} \leq 1, \quad \text{condição ITF - Flanges presos} \quad (24b)$$

$$R_p = 0.90 - 0.60 \frac{a}{h} + 0.12 \frac{N}{h} \leq 1, \quad \text{condição ETF - Flanges soltos} \quad (25a)$$

$$R_p = 0.95 - 0.50 \frac{a}{h} + 0.08 \frac{N}{h} \leq 1, \quad \text{condição ETF – Flanges presos} \quad (25b)$$

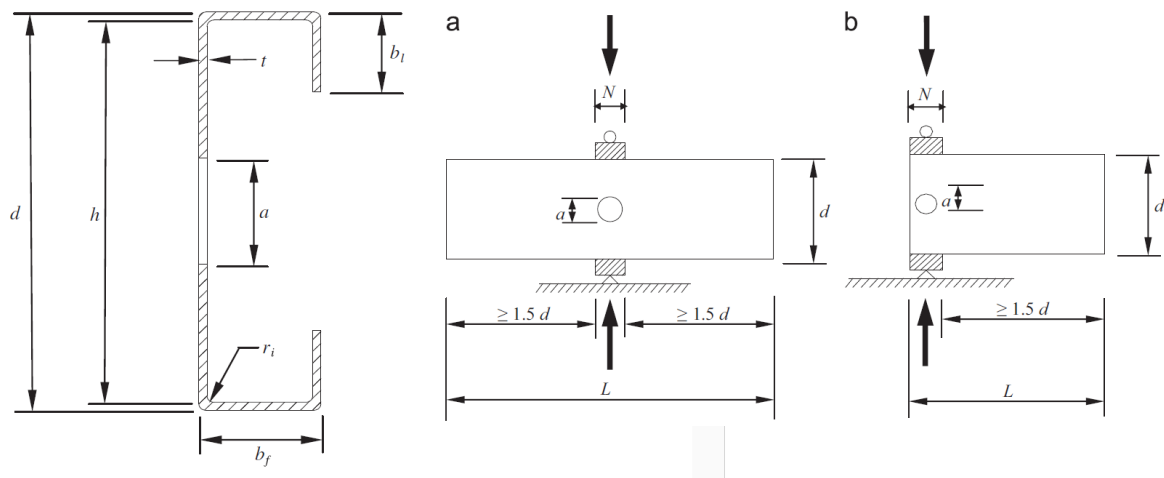


Figura 12. Dados da seção transversal e condições de apoio. (a) ITF (b) ETF (UZZAMAN et al., 2012)

#### 4.6 Flambagem elástica de perfis formados a frio com furos enrijecidos

Moen e Yu (2010) realizaram um estudo sobre a flambagem elástica de perfis formados a frio com furos enrijecidos. Os autores ressaltam que a presença de furos em componentes estruturais usualmente complica o processo de dimensionamento.

Em elementos com paredes finas, onde a flambagem local e as cargas aplicadas estão intimamente relacionadas, os furos podem induzir modos de flambagem com o potencial de provocar o colapso repentino da peça em estado limite último.

Moen e Yu (2010) ressaltam a limitação do método das faixas finitas para a análise de perfis com furos, uma vez que a descontinuidade provocada pelos furos não pode ser representada no modelo, de modo que é necessário lançar mão do método dos elementos finitos. Este método, por sua vez, exige mais recursos computacionais; exige que o engenheiro tenha que modelar a região do furo, atentando para geração de malha neste trecho, além de avaliar os resultados, procurando pelos modos de flambagem pertinentes para cálculo manualmente.

O estudo foi feito com o software ABAQUS, onde foi analisado um perfil Ue 305x41,3x12,7x1,81, sujeito a flexo-compressão, com comprimento de 2500 mm e furos enrijecidos circulares espaçados de 500 mm. O diâmetro dos furos variou entre 10% e 70 % da altura da seção transversal e a largura do enrijecedor de borda do furo variou mantendo a relação de 12% do diâmetro do furo.

Moen e Yu (2010) concluíram que a presença de furos enrijecidos reduz a carga de flambagem global por flexão, por torção e por flexo-torção, e o momento fletor de flambagem lateral com torção de perfis formados a frio. Com maior redução para a flambagem com global por flexo-torção.

Perfis com furos enrijecidos tiveram um aumento pouco significativo na carga de flambagem global, quando comparados com perfis com furos sem enrijecedores. Entretanto,

foi observado um aumento na carga de flambagem distorcional quando comparados aos perfis sem enrijecedores, à medida que o diâmetro do furo e largura do enrijecedor foram aumentados. Um modo único de flambagem distorcional foi observado, com as semi-ondas formadas entre os furos e carga de flambagem distorcional similar à de um perfil sem furos.

Para a flambagem local, os enrijecedores de borda previnem a flambagem local no furo, as semi-ondas são formadas entre os furos conforme as semi-ondas obtidas via método das faixas finitas.

## **5 CONCLUSÃO**

Os PFF adotados no LSF usualmente recebem furos nas almas com o objetivo de passagem e acomodação de tubulações elétricas, hidráulicas, de gás, ar condicionado e afins. Quando os furos são feitos na alma de perfis formados a frio, a rigidez rotacional fornecida pela alma para a mesa é reduzida, de modo que a força axial de flambagem distorcional elástica e o momento fletor de flambagem distorcional elástica diminuam e os deslocamentos inerentes à flambagem são amplificados.

Conforme apresentado, a norma brasileira ABNT NBR 14.762:2010 aborda o dimensionamento de perfis formados a frio com a existência de furos apenas para as barras submetidas à força axial de tração. Para os demais casos com a presença de furos o calculista tem que lançar mão da norma americana, por exemplo.

Ao longo do artigo foram apresentadas as prescrições na norma americana AISI S100-12, uma adaptação do método da resistência direta para ser aplicado e diversos estudos sobre o assunto. Dentre estes, ressalta-se o estudo onde Moen e Schafer (2009) propuseram uma adaptação do MRD para o dimensionamento de vigas com a presença de furos. Ressalta-se também o estudo de Moen e Schafer (2011) que estendia o processo de dimensionamento via MRD, resultando em um método aplicável a uma série de seções transversais e uma variedade de dimensões de furos e peças. Estes estudos, juntamente com os experimentos realizados por Moen e Schafer (2008) em colunas com furos na alma e Moen et al. (2013) em vigas com furos na alma, comprovam a validade da adaptação do MRD para dimensionamento de perfis com furos.

Ressalta-se a importância do correto dimensionamento de perfis com furos e recomenda-se a inclusão de tal assunto na norma brasileira. Para isto, a presente pesquisa tem como objetivo o desenvolvimento de uma metodologia completa de dimensionamento de barras com a presença de furos, que será apresentada em trabalhos futuros.

## **AGRADECIMENTOS**

Os autores agradecem o suporte das agências brasileiras CNPq (Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico), à FAPEMIG (Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais) e à CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior).

## REFERÊNCIAS

- ABAQUS Standard version 6.9-2 [Computer software]. Providence, RI, Simulia
- American Iron and Steel Institute - AISI Standard 2007 – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. American Iron and Steel Institute, 2007.
- American Iron and Steel Institute - AISI Standard 2012 – North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. American Iron and Steel Institute, 2012.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT (2012). NBR 6335:2012. *Perfis estruturais de aço - Padronização*. Rio de Janeiro, RJ, Brasil. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT).
- Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT (2010). NBR 14762:2010. *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio*. Rio de Janeiro, RJ, Brasil. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT)
- Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT (2014). NBR 15253:2014. *Perfis de aço formados a frio, com revestimento metálico, para painéis estruturais reticulados em edificações – Requisitos gerais*. Rio de Janeiro, RJ, Brasil. Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT).
- AS/NZS 4600:2005. *Cold-formed steel structures*. Australian/New Zealand Standard
- CUFSM 4.05 [Computer software]. Baltimore;
- EN 1993-1-3:2006. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-3: General rules. Supplementary rules for cold-formed members and sheeting.
- EN 1993-1-5 (2006) Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: General rule
- Li, Z., & Schafer, B. W., 2010. Application of the finite strip method in cold-formed steel member design. *J. Constr. Steel Res.*, 66(8-9), pp. 971-980
- Moen, C. D., Schudlich, A. & Heyden, A., 2013. Experiments on Cold-Formed Steel C-Section Joists with Unstiffened Web Hole. *Journal of Structural Engineering*. 139 (5) pp. 695-704.
- Moen, C. D., & Schafer, B. W., 2008. Experiments on cold-formed steel columns with holes. *Thin-Walled Structures*, 46(2008), pp. 1164-1182
- Moen, C. D., & Schafer, B. W., 2009. Elastic buckling of cold-formed steel columns and beams with holes. *Eng. Struct.*, 47(12), pp. 2812-2824
- Moen, C. D., & Schafer, B. W., 2011. Direct Strength Method for Design of Cold-Formed Steel Columns with Holes. *J. Struct. Eng.*, 137(5), pp. 559-570
- Moen, C. D., & Yu, C., 2010. Elastic Buckling of Thin-Walled Structural Components with Edge-Stiffened Holes. *51<sup>st</sup> AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference*, 15 April 2010, Orlando, Florida
- Schafer, B. W., & Ádány, S., 2006. Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: Conventional and constrained finite strip methods. *18<sup>th</sup> Int. Specialty Conf. on Cold Formed Steel Structures*, Wei-Wen Yu Center for Cold-Formed Steel Structures, Missouri Univ. of Science and Technology, Rolla, MO

Uzzaman, A., Lim, G. B. P., Nash, D., Rhodes, J. & Young, B., 2013. Cold-formed steel sections with web openings subjected to web crippling under two-flange loading conditions – Part II: Parametric study and proposed design equations. *Thin-Walled Structures* 56 (2012) pp. 79-87.